

Analytisches Berechnungsmodell ohne empirische Exponentenansätze

René Cousin, Köln

Eine der vorrangigen Fragestellungen, die es bei jeder Rauchgefährdungsabschätzung oder Bemessung von Entrauchungsmaßnahmen zu beantworten gilt, lautet: „Wie groß ist die anzunehmende Rauchgasmenge, die von einem bestimmten Brandherd in den umschließenden Raum aufsteigt?“

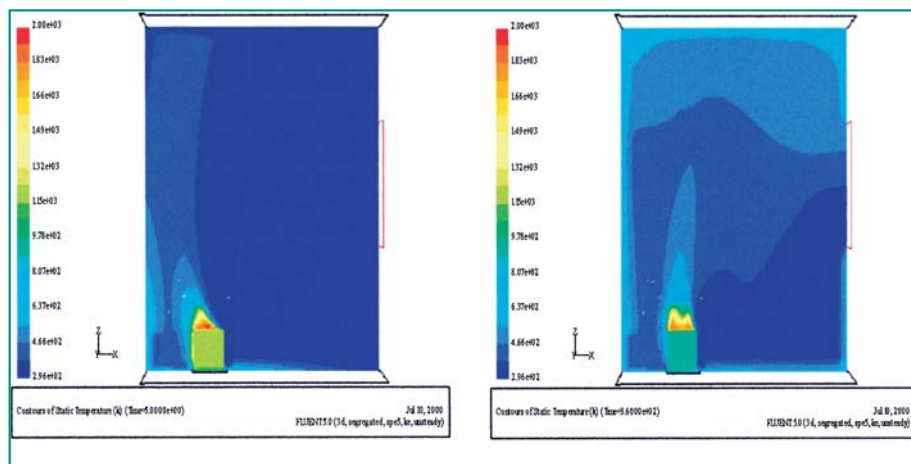


Bild 1

Typisches Simulationsergebnis der instationären CFD-Simulation eines Oberflächenbrandes

links: Temperaturverteilung nach 5 s

rechts: nach 360 s

Quelle: Diplomarbeit an der FH-Köln

Autor



Prof. Dr.-Ing. René Cousin, Jahrgang 1952, studierte bis 1979 allgemeinen Maschinenbau mit der Fachrichtung Verfahrenstechnik an der TU Braunschweig, promovierte 1987 zum Thema Wirbelschichtfeuerung an der TU Hamburg-Harburg und ist seit 1998 Dozent im Fachbereich Versorgungs- und Entsorgungstechnik der Fachhochschule Köln mit dem Lehrgebiet Strömungstechnik und Wärmeübertragung.

Dieser scheinbar banalen aber durchaus diffizilen Frage ist man lange Zeit mit sehr pauschalen Abschätzungen bis hin zur Geringschätzung begegnet. Die DIN 18232 zur Bestimmung von Rauch- und Wärmeabzugsanlagen (RWA) umgeht die gezielte Beantwortung mit dem Begriff „Bemessungsgruppe“, wohingegen bestimmte Diagramme obskurer Herkunft, welche die vermeintliche Rauchfreisetzung bestimmter brennbarer Stoffe pauschal quantifizieren, völlig unangemessene Antworten liefern. Erst als man begann, die Verrauchung von Räumen mit Hilfe von Wärme- und Massenbilanzen vorherzusagen (bekannt als *Zonenmodelle* der Brandrauchausbreitung), bekam die Frage aktuelle Bedeutung. Ausgehend im angelsächsischen Sprachraum entstand ein regelrechter „Boom“ sogenannter „Plume-Modelle“ (Rauchsäulen-Modelle), die in den meisten Fällen Aussagen über den Rauchmassenstrom im Vollbrand liefern sollen.

Diese auf der Basis von Rauchversuchen gewonnenen, empirischen bzw. halbempirischen Korrelationen zeichnen sich insgesamt durch ihre große Heterogenität und stark variierende Anzahl von physikalischen Einflussparametern aus. Will man sich für einen bestimmten Anwendungsfall eine geeignete Korrelation auswählen, um die eingangs gestellte Frage zu beantworten, muss man sich auf eine umfangreiche Literaturstudie einlassen – die der Autor bisher gescheut hat – um sicher zu sein, dass die Wahl richtig und plausibel ist. Oft werden daher Korrelationen verwendet, bei denen der Gültigkeitsbereich nicht hinterfragt scheint.

In diesem Beitrag soll daher eine Methode vorgestellt werden, wie man den in einer Brandrauchsäule aufsteigenden Gasgemischstrom aus Verbrennungsabgas und Umgebungsluft (zusammen als *Rauchgas* bezeichnet) bestimmen kann, ohne auf unsichere Berechnungsansätze mit statistischen Korrelationen aus Versuchsergebnissen zurückgreifen zu müssen. Der Vorteil dieser Methode liegt darin, dass sie leicht nachvollziehbar ist, weil sie lediglich auf den Grundgesetzen der Strömungs- und Wärmelehre basiert, die auf das hier vorliegende Problem einer konvektiven Auftriebsströmung angewendet werden, und zusammen mit einigen gut abschätzbaren Randbedingungen brauchbare Resultate liefert. Die Methode eignet sich auch dazu, den Gültigkeitsbereich bzw. die Plausibilität empirischer „Plume-Modelle“ zu prüfen.

Modell und Wirklichkeit

Die vielfältigen physikalisch-chemischen Wechselwirkungen eines Brandgeschehens in seinem speziellen räumlichen Umfeld vollständig und richtig in einem Rechenmodell ab-

zubilden ist selbst mit modernen Methoden wie der Computersimulation (CFD) äußerst schwierig und daher wohl eher als Gegenstand der Forschung als für die Ingenieurpraxis geeignet. Insbesondere die Abhängigkeiten zwischen den Verbrennungsparametern und der Strömungsturbulenz bei veränderlichem Sauerstoffangebot und instationären Temperaturbedingungen lassen sich nur stark abstrahiert modellieren. Bereits ein einfacher, an der Oberfläche brennender Würfel in einem leeren Wohnraum (Abmessung: 4 x 3 x 3 m) mit geschlossenem oder geöffnetem Fenster birgt große rechentechnische Probleme bei der Simulation und die Ergebnisse (vgl. **Bild 1**) sind nur sehr schwer in der Realität zu verifizieren.

Bei jeder technischen Berechnungsmethode, ist man also auf Abstraktion und Vereinfachungen angewiesen. Dabei sollten Aufwand und Nutzen in einem sinnvollen Verhältnis stehen, sowie Zielsetzungen und Genauigkeitsanforderungen klar definiert werden. Bei Brandereignissen, die im Gegensatz zu technisch kontrollierten Verbrennungsvorgängen in Feuerungsanlagen, mit sehr vielen Zufälligkeiten zusammenhängen, ist eine sehr weitreichende Detailkenntnis in der Regel nicht erforderlich, zumal die betrachteten Randbedingungen hypothetischer Natur sind.

Für Gefährdungsabschätzungen und die Planung von Entrauchungsmaßnahmen genügen im Allgemeinen globalere Betrachtungen, was nicht bedeutet, dass die Ergebnisse zwangsläufig ungenauer sind. Sie sind eben nur nicht so detailgetreu. Die hier vorgestellte Methode ist eine solche Globalbetrachtung, in welcher folgende abstrahierte und teilweise vereinfachte Modellannahmen enthalten sind.

Modellannahmen

Da sich die Brandrauchausbreitung nach den Gesetzen des thermischen Auftriebs vollzieht, ist es sinnvoll, diese auch tatsächlich zugrunde zu legen. Dabei sollte man sich vor Augen führen, dass Auftriebströmungen sich prinzipiell von Freistrahlen, d.h. Raumströmungen mit definiertem Anfangsimpuls unterscheiden, obwohl beide oft ein weitgehend ähnliches Strömungsbild zeigen. Das hier vorgestellte Modell basiert auf den folgenden sechs Grundannahmen, die das Prinzip thermischer Heißgasströmungen beschreiben.

1. Die *Verbrennung* findet als *exotherme chemische Reaktion* an der waagerechten Projektionsfläche des brennenden Körpers (Brandherd) statt. Die dabei entstehenden *heißen Brandgase* steigen als Reaktionsprodukt aufgrund des *thermischen Auftriebs* in einer *Rauchsäule* senkrecht über dem Brandherd auf.

2. Die *Rauchsäule* hat die geometrische Form eines Kegelstumpfes mit runder oder rechteckiger Grundfläche (siehe Bild 4). Die Kegelform ergibt sich aufgrund der turbulenten Umgebungslufteinmischung, die zu einer kontinuierlichen Aufweitung der Rauchsäule an den Rändern führt. Der halbe Kegelswinkel beträgt unabhängig von der Temperatur $\gamma = 7 - 8^\circ$. Diese wesentliche Erkenntnis leitet sich aus detaillierten Untersuchungen an thermischen Auftriebströmungen u.a. in industriellen Prozessen ab [1]. Es ist die einzige empirische Annahme des Modells, die man allerdings auch in CFD-Simulationsrechnungen bestätigt findet (vgl. **Bild 2**).

3. Die *Bemessungsbrandwärme*, das heißt der *freigesetzte Verbrennungswärmestrom* Q_v charakterisiert das Brandgeschehen zu jedem Zeitpunkt. Er ist je nach Entwicklungsstand des Brandes variabel. Angefangen vom Schmel- bis zum Vollbrand kann er zwischen ca. 0,1 MW und ca. 10 MW variieren.

4. Da nicht die gesamte Bemessungsbrandwärme Q_v für den thermischen Auftrieb zur Verfügung steht, sondern ein Teil durch *Wärmestrahlung* an die umgebenden Wände und Einbauten abstrahlt, wird dieser Strahlungsanteil, der von der Verbrennungstemperatur abhängig ist, durch einen Faktor ϵ_{Strahl} berücksichtigt und abgezogen. In Überschlagsrechnungen kann allerdings auch ein konstanter Faktor $\epsilon_{\text{Strahl}} \approx 0,2$ angesetzt werden. Diese Annahme trifft im voll entwickelten Brand im Allg. gut zu. Bei genauerer Betrachtung sollte die Verbrennungstemperatur aus dem Enthalpie-Temperatur-Diagramm von Rosin und Fehling [2] abgelesen werden (vgl. **Bild 3**). Die *Gasstrahlung* (H_2O , CO_2) wird in dieser Darstellung vernachlässigt, kann aber ebenfalls in dem Strahlungsfaktor ϵ_{Strahl} ange-

messen berücksichtigt werden.

5. Die *Auftriebskraft* der gesamten Rauchsäule errechnet sich aus der Differenz der Rauchgasdichte ρ_m im mittleren Querschnitt (halbe Rauchsäulenhöhe) zur Dichte der Umgebungsluft, wobei für Luft und Brandgas die gleiche spezifische Gaskonstante $R = 287,2$ (J/kg K) angenommen wird.

6. Die *Bemessungsbrandwärme* Q_v sei die einzige, dem System zugeführte Energie und der aus dem thermischen Auftrieb resultierende Impulsstrom ($\Delta p_A \times A_m$) dabei der einzige mechanische Antrieb für den Rauchgasstrom, wobei *Energie- und Impulserhaltung* in der Rauchsäule vorausgesetzt werden.

Ein großer Vorteil dieses Modells besteht darin, dass man über einige komplizierte und meist unbekannte Zusammenhänge keine detaillierten Kenntnisse benötigt, da sie in den beiden Grundannahmen zur Rauchsäulengeometrie und zur Bemessungsbrandwärme bereits implizit enthalten sind. Dazu gehören insbesondere:

- die Abbrandrate des Brandgutes (Masse des pro Zeiteinheit verbrannten Stoffes),
- die chemische Zusammensetzung des Brandgutes und der Rauchgase,
- der tatsächliche Massenstrom der Verbrennungsgase (Verbrennungsprodukte)
- die Luftzahl der Verbrennung, d.h. die Frage ob das Feuer mit Luftüberschuss oder mit Luftmangel brennt (Schwelbrand oder Vollbrand),
- die Flammenhöhe des Brandes,
- der Ort, an welchem Verbrennungs- und Umgebungsluft in die Rauchsäule eintreten

Modellgleichungen

Die Geometrie der Rauchsäule lässt sich unter den zuvor genannten Randbedingungen, wie in **Bild 4** und den Gleichungen (1) gezeigt, darstellen.

$$A_0 = \pi \cdot r_0^2 \quad (1)$$

$$A_e = \pi \cdot r_e^2$$

$$A_m = \pi/4 \cdot (r_0 + r_e)^2$$

$$r_e = h_{RS} \cdot \tan \gamma + r_0$$

$$A_e = \pi \cdot (r_0 + h_{RS} \cdot \tan \gamma)^2$$

$$A_m = \pi/4 \cdot (2 \cdot r_0 + h_{RS} \cdot \tan \gamma)^2$$

Aus der Bemessungsbrandwärme Q_v ergibt sich nach Abzug der Strahlungswärme Q_{Strahl} unmittelbar der Konvektionswärmestrom, welcher den Auftrieb erzeugt. Er entspricht der Erhöhung der sensiblen Wärme ($Q = m \cdot c_p \cdot \Delta T$) der aufsteigenden Rauchgase (Verbrennungsabgas + beigemischte Umgebungsluft). Er sei als *Rauchgaswärmestrom* Q_{Konv} bzw. *Rauchgaswärme* bezeichnet.

Geht man davon aus, dass diese einmal zugeführte Rauchgaswärme (Q_{Konv}) insgesamt in der Rauchsäule erhalten bleibt, so gilt speziell auch nach halber Aufstiegshöhe ($h_{RS}/2$) im mittleren Querschnitt (A_m) die folgende Gleichung (2). Die Wahl der Berechnung für den mittleren Rauchsäulenquerschnitt hängt damit zusammen, dass die mittlere Dichte ρ_m die maßgebende Größe für den Auftrieb der gesamten Säule ist (vgl. oberen Abschnitt „Modellannahmen“).

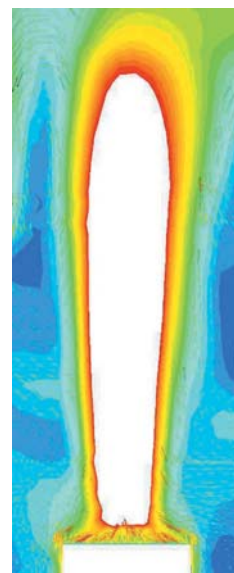


Bild 2

Thermische Auftriebströmung über einem Stahl-Schmelzofen

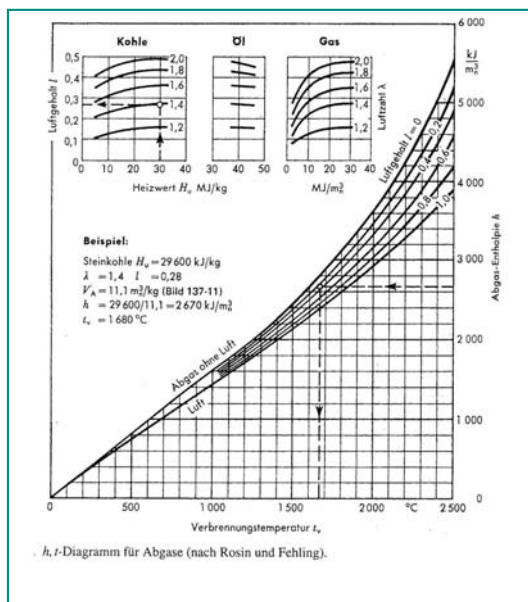


Bild 3

Enthalpie-Temperatur Diagramm [2]

$$\dot{Q}_{\text{Konv}} = (1 - \epsilon_{\text{Strahl}}) \cdot \dot{Q}_V = u_m \cdot A_m \cdot \rho_m \cdot c_{pm} \cdot \Delta T_m \quad (2)$$

ϵ_{Strahl}	Strahlungsanteil der Bemessungs- brandwärme
A_m	mittlerer Rauchsäulenquerschnitt (siehe Bild 2)
u_m	mittlere Strömungsgeschwindigkeit in halber Rauchsäulenhöhe (m/s)
ρ_m	Rauchgasdichte im mittleren Rauchsäulenquerschnitt (kg/m³)
c_{pm}	mittlere spez. Wärmekapazität bei der Aufwärmung (kJ/kg K)
$\Delta T_m = T_m - T_{\text{umg}}$	Temperaturerhöhung bis zur halben Rauchsäulenhöhe (Rauchübertemperatur) (K)
T_{umg}	Umgebungslufttemperatur (K)

Die mittlere Rauchübertemperatur ΔT_m berechnet sich nach einfacher Umformung somit unmittelbar aus der Bemessungsbrandwärme \dot{Q}_V :

$$\Delta T_m = \frac{(1 - \epsilon_{\text{Strahl}}) \cdot \dot{Q}_V}{u_m \cdot A_m \cdot \rho_m \cdot c_{pm}} \quad (3)$$

wobei die mittlere Wärmekapazität c_{pm} (kJ/kg K) während der Aufwärmung nahezu konstant ist und die Rauchgasdichte ρ sich mit der Temperatur entsprechend dem idealen Gasgesetz ändert:

$$\rho_m = \rho_{\text{umg}} \cdot \frac{T_{\text{umg}}}{T_m} \quad (4)$$

Die thermische Rauchauftriebsgeschwindigkeit u_m entspricht dabei derjenigen einer Warmluftssäule mit der mittleren Übertemperatur ΔT_m zur Umgebung.

$$u_m = \sqrt{\frac{2 \cdot g \cdot h_{RS} \cdot \Delta T_m}{\Delta T_m = T_m - T_{\text{umg}}}} \quad (5)$$

Setzt man nun Gleichungen (3) und (4) in Gl. (5) ein, so folgt daraus die Bestimmungsgleichung für die mittlere Strömungsgeschwindigkeit u_m der aufsteigenden Rauchgase in halber Rauchsäulenhöhe

$$u_m^3 = \frac{2 \cdot g \cdot h_{RS}}{T_{\text{umg}}} \cdot \frac{(1 - \epsilon_{\text{Strahl}}) \cdot \dot{Q}_V \cdot T_m}{A_m \cdot \rho_{\text{umg}} \cdot c_{pm}} \quad (6)$$

Durch weitere Substitution der unbekannten mittleren Rauchgastemperatur T_m in Gl. (6) gemäß Gl. (7) (abgewandelte Form von Gl. (5)),

$$T_m = \left[\frac{u_m^2}{2 \cdot g \cdot h_{RS}} + 1 \right] \cdot T_{\text{umg}} \quad (7)$$

erhält man schließlich eine implizite Gleichung für die Rauchgas-Auftriebsgeschwindigkeit u_m , die sich numerisch iterativ lösen lässt, wie in dem folgenden Beispiel gezeigt werden soll.

$$u_m^3 = \left(u_m^2 + 2 \cdot g \cdot h_{RS} \right) \cdot \frac{(1 - \epsilon_{\text{Strahl}}) \cdot \dot{Q}_V}{A_m \cdot \rho_{\text{umg}} \cdot c_{pm} \cdot T_{\text{umg}}} \quad (8)$$

Berechnungsbeispiel (1):

Vorgaben:

- Bemessungswärmestrom: $\dot{Q}_V = 5 \text{ MW}$
- Brandfläche (Brandherddurchmesser $d_0 = 1,0 \text{ m}$): $A_0 = A_{\text{Brand}} = 0,785 \text{ m}^2$
- Höhe der Rauchsäule $h_{RS} = 5 \text{ m}$
- halber Kegelwinkel der Rauchsäule $\gamma \approx 7^\circ$
- Strahlungsanteil der insgesamt freigesetzten Brandwärme: $\epsilon_{\text{Strahl}} = 0,2$
- Umgebungstemperatur ($t = 15^\circ \text{C}$): $T_{\text{umg}} = 288 \text{ K}$
- Rauchgasdichte und Wärmekapazität: $\rho_{\text{umg}} = 1,21 \text{ kg/m}^3$; $c_{pm} = 1,05 \text{ kJ/kg K}$

Iterationsrechnung:

Anfangswerte (Schätzwerte) $T_m = 600 \text{ K}$

$$A_m = \pi/4 \cdot (2 \cdot 0,5 + [5 \cdot \tan 7^\circ])^2 = 2,05 \text{ [m}^2\text{]}$$

$$u_m = \sqrt[3]{\frac{2 \cdot 9,81 \cdot 5 \cdot 0,8 \cdot 5000 \cdot 600}{288^2 \cdot 2,05 \cdot 1,21 \cdot 1,05} \left[\frac{\text{m} \cdot \text{m} \cdot \text{kJ} \cdot \text{K} \cdot \text{m}^3}{\text{s}^2 \cdot \text{s} \cdot \text{K}^2 \cdot \text{m}^2 \cdot \text{kg}} \right]} = 10,3 \text{ [m/s]}$$

Kontrollrechnung:

$$T_m = \left(\frac{10,3^2}{2 \cdot 9,81 \cdot 5} + 1 \right) \cdot 288 \left[\frac{\text{m}^2 \cdot \text{s}^2}{\text{s}^2 \cdot \text{m} \cdot \text{m}} \right] = 599,9 \text{ [K]}$$

Die Berechnung wurde hier mit einem „guten Schätzwert“ nur verkürzt dargestellt. Die vollständige Iteration durchläuft die Berechnung beider Gleichungen mit geänderten Anfangswerten so lange, bis Anfangs- und Ergebniswert übereinstimmen.

Die Gleichungen (6) und (8) stimmen, nebenbei gesagt, auch mit der qualitativen Aussage von Prandtl [3] zur Bildung von thermisch konvektiven Gasströmungen überein:

$$u_m \rightarrow \left(\frac{g \cdot \beta \cdot Q}{\rho \cdot c_p \cdot h_{RS}} \right)^{1/3}; \text{ wobei } A_m \rightarrow h_{RS}^2 \text{ und } \beta = 1/T_{\text{umg}}$$

Die Kenntnis der Rauchgasparameter in halber Rauchsäulenhöhe ist jedoch im Allg. noch nicht ausreichend. Für die Auslegung von Rauch- und Wärmeabzugseinrichtungen (RWA) benötigt man z.B. eine Aussage über den Zustand am Ende der Rauchsäule (u_e, T_e), um daraus den insgesamt abzuführenden Massenstrom ermitteln zu können. Diese Zustandsgrößen lassen sich nun direkt aus den Gleichungen für die Energie- und Impulserhaltung (Gln. (10) und (9)) berechnen. Solange keine zusätzlichen Wärmequellen in der Nähe vorhanden sind und keine starken Querströmungen im Raum auftreten, – was im Brandfall möglichst zu vermeiden ist – trifft die Annahme der Energie- und Impulserhaltung recht gut zu.

Impulsstrom und Impulsstromverhältnis zweier beliebiger Punkte entlang des Auftriebsweges (Referenzpunkt mit Index = 0; beliebiger unbekannter Punkt mit Index = x) berechnen sich unter oben genannter Bedingung nach folgender Gleichung:

$$\dot{I} = u^2 \cdot A \cdot \rho = \text{konst.} \Rightarrow \frac{u_x^2}{u_0^2} = \frac{\rho_0}{\rho_x} \cdot \frac{A_0}{A_x} \quad (9)$$

Für den Wärmestrom und das Wärmestromverhältnis gilt analog zum Impulsstrom die Gleichung (10).

$$\dot{Q} = u \cdot A \cdot \rho \cdot c_p \cdot (T - T_{\text{umg}}) = \text{konst.} \Rightarrow \quad (10)$$

$$\Rightarrow \frac{u_x}{u_0} = \frac{\rho_0}{\rho_x} \cdot \frac{A_0}{A_x} \cdot \frac{(T_0 - T_{\text{umg}})}{(T_x - T_{\text{umg}})}$$

Durch Substitution von $\rho_0/\rho_x = T_x/T_0$ (Idealgasgleichung) ergeben sich aus (9) und (10) dann zwei implizite Gleichungen mit den beiden Unbekannten (u_x , T_x) für jeden beliebigen Querschnitt A_x entlang des Aufstiegsweges x_{RS} , die sich am besten iterativ lösen lassen.

$$T_x = T_0 \cdot \frac{A_x}{A_0} \cdot \left(\frac{T_x - T_{\text{umg}}}{T_0 - T_{\text{umg}}} \right)^2 \quad (11)$$

$$u_x^2 = u_0^2 \cdot \frac{T_x}{T_0} \cdot \frac{A_0}{A_x} \quad (12)$$

Der Rauchgas-Volumenstrom bzw. -Massenstrom ergibt sich schließlich aus der Durchflussgleichung an beliebiger Stelle:

$$\dot{m}_x = \dot{V}_x \cdot \rho_x = u_x \cdot A_x \cdot \rho_x \quad (13)$$

Berechnungsbeispiel (2) (Fortsetzung des Beispiels 1)

$T_m \approx 600 \text{ K}$; $T_{\text{umg}} = 288 \text{ K}$; $A_0 = 0,785 \text{ m}^2$; $A_m = 2,05 \text{ m}^2$; $A_e = 3,90 \text{ m}^2$; $u_m = 10,3 \text{ m/s}$
 $\Rightarrow T_m - T_{\text{umg}} = 312 \text{ K}$; $A_0/A_m = 0,383$;
 $A_e/A_m = 1,901$

Iteration:

- Schätzung: $T_0 = 907 \text{ K}$; \Rightarrow (Berechnung mit Gl. (11)); $T_0 = 907,2 \text{ K}$
- Schätzung: $T_e = 493 \text{ K}$; \Rightarrow (Berechnung mit Gl. (11)); $T_e = 493,2 \text{ K}$
- $u_0 = 20,4 \text{ m/s}$; $u_e = 6,8 \text{ m/s}$ (Gleichung (12))
- $m_0 = 6,2 \text{ kg/s}$; $m_e = 18,6,0 \text{ kg/s}$ (Gleichung (13))
- $V_0 = u_0 A_0 \approx 57\,750 \text{ m}^3/\text{h}$; $V_e = u_e A_e \approx 94\,850 \text{ m}^3/\text{h}$
- Norm-Kubikmeter: $V_{0n} = m_0/\rho_0 = 18\,350 \text{ m}^3/\text{h}$; $V_{en} = m_e/\rho_0 = 55\,450 \text{ m}^3/\text{h}$

Sieht man sich die exemplarische grafische Auswertung des analytischen Berechnungsmodells für konstante Brandfläche ($d_0 = 1 \text{ m}$) und konstante Rauchsäulenhöhe ($h_{\text{RS}} = 5,0 \text{ m}$) in den Bildern 5 bis 7 an, sind drei Phänomene deutlich zu erkennen.

- Die Rauchsäulentemperatur steigt mit der Bemessungswärme überproportional an.
- Die Strömungsgeschwindigkeit steigt mit der Bemessungswärme unterproportional an.
- Der Rauchmassenstrom weist ein Maximum auf.

Das Maximum des Rauchmassenstroms tritt allerdings nur auf, wenn man die spezifische Flächenleistung des Bemessungsbrands steigert. Geht man dagegen von konstanter Flächenleistung (Q_V/A_0) aus, so steigen Temperatur und Strömungsgeschwindigkeit unterproportional und der Verlauf des Massenstroms besitzt kein Maximum mehr, sondern steigt ebenfalls kontinuierlich.

Innerhalb welcher Grenzen diese Berechnungsergebnisse mit realen Brandverläufen übereinstimmen, soll durch Validierungsversuche und Überprüfung an CFD – Strömungssimulationen im Weiteren untersucht werden.

Es sei daran erinnert, dass Grundlage des analytischen Modells die Wärme- und Impulserhaltung sowie die Annahme eines konstanten Rauchsäulenwinkels γ sind. In welchem Umfang z.B. die Turbulenzdissipation der Auftriebströmung oder reale Gasstrahlungseffekte diese Annahmen negativ beeinflussen, bleibt u.a. zu überprüfen.

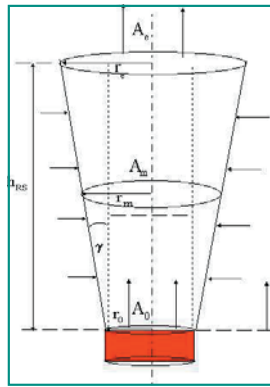


Bild 4

Kegelmodell der Rauchsäule

Vergleichsbetrachtung mit einigen empirischen „Plume“-Modellen

Plume-Modelle werden zur Brandrauch-Bilanzierung in Innenräumen – den sogenannten Zonen-Modellen – verwendet, um die zu- und abgehenden Volumen- und Wärmeströme (Strahlung, Leitung und Konvektion) einer Rauchschrift unter der Raumdecke zu bestimmen (siehe Bild 8). Aus der Bilanz lassen sich dann die Dicke δ der Rauchschrift und die Höhe der raucharmen Zone unterhalb der Rauchschrift ermitteln. Befinden sich in dem Raum geöffnete Rauchabzugsöffnungen, so stellt sich eine relativ konstant dicke Rauchschrift ein. Gibt es diese Öffnungen nicht, nimmt die Rauchschrift mit der Zeit kontinuierlich zu.

Es existieren sehr viele unterschiedliche Plume-Modelle besonders in der englischsprachigen Fachliteratur. Einige gebräuchliche Formeln sind im Folgenden wiedergegeben und für das zuvor betrachtete Musterbeispiel durchgerechnet worden. Hinkley:

$$\dot{m}_e = 0,19 \cdot (\pi \cdot d) \cdot h_{\text{RS}}^{1,5} = 6,7 \text{ [kg/s]} \quad (14)$$

$$h_{\text{RS}} = 5 \text{ m} \quad d_0 = 1,0 \text{ m}$$

Thomas et al.:

$$\dot{m}_e = 0,15 \cdot \rho_{\text{Umg}} \cdot \left(\frac{g \cdot Q_V}{\rho_{\text{Umg}} \cdot c_{p\text{Umg}} \cdot T_{\text{Umg}}} \right) \cdot h_{\text{RS}}^{1,667} \quad (15)$$

$$= 0,15 \cdot \left(\frac{9,81 \text{ [m/s}^2\text{]} \cdot 5000 \text{ [kW]}}{1,05 \text{ [kg/kgK]} \cdot 288 \text{ [K]}} \right) \cdot 5^{1,667} \text{ [m]} = 24,3 \text{ [kg/s]}$$

McCaffrey:

$$\dot{m}_e = 0,026 \cdot Q_V \cdot \left(\frac{h_{\text{RS}}}{Q_V^{0,4}} \right)^{0,909} = 0,026 \cdot 5000 \text{ [kW]} \cdot \left(\frac{5 \text{ [m]}}{5000^{0,4} \text{ [kW]}} \right)^{0,909}$$

$$\text{mit } \frac{h_{\text{RS}}}{Q_V^{0,4}} \leq 0,2$$

$$= 25,4 \text{ [kg/s]} \quad (16)$$

Tanaka:

$$\dot{m}_e = 0,21 \cdot \left(\frac{\rho_{\text{RS}}^2 \cdot g \cdot Q_V}{c_{p\text{R}} \cdot T_{\text{Umg}}} \right)^{1/3} \cdot h_{\text{RS}}^{1,667}$$

$$= 0,21 \cdot \left[\frac{1,3^2 \text{ [kg/m}^3\text{]} \cdot (2877/389) \cdot 9,81 \text{ [m/s}^2\text{]} \cdot 5000 \text{ [kW]}}{1,05 \text{ [kg/kgK]} \cdot 288 \text{ [K]}} \right]^{1/3} \cdot 5^{1,667}$$

$$= 19,0 \text{ [kg/s]} \quad (17)$$

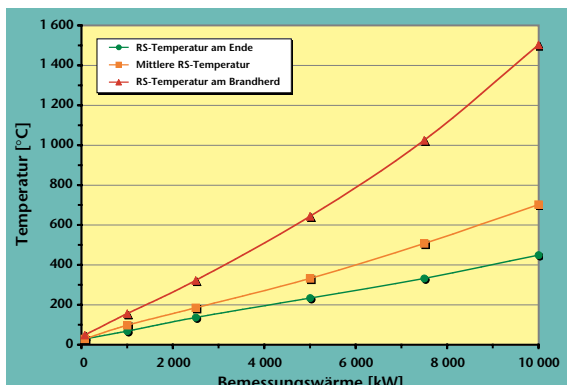


Bild 5

Temperaturen in der Rauchsäule (Bilanzmittelwerte im Querschnitt)
Branddurchmesser $d_0 = 1$ m; Rauchsäulenhöhe 5 m

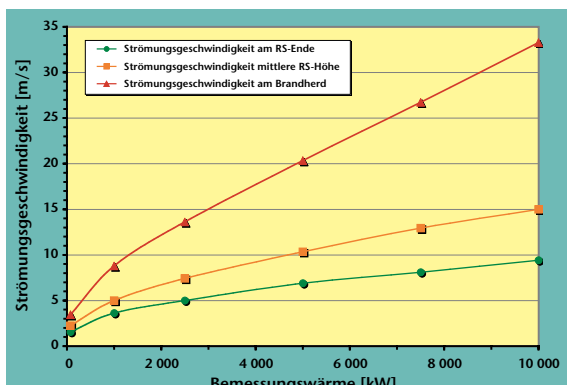


Bild 6

Strömungsgeschwindigkeiten in der Rauchsäule (Bilanzmittelwerte im Querschnitt)
Branddurchmesser $d_0 = 1$ m; Rauchsäulenhöhe 5 m

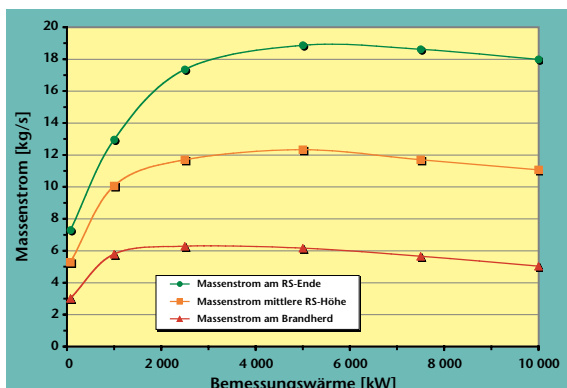


Bild 7

Massenströme in der Rauchsäule
Branddurchmesser $d_0 = 1$ m, Rauchsäulenhöhe 5 m

Die o.g. „Plume“-Formeln liefern, wie das Beispiel zeigt, sehr unterschiedliche Berechnungsergebnisse. Die Ursache dafür ist wohl in erster Linie darin zu sehen, dass die Validierung unter jeweils spezifischen nicht vergleichbaren Versuchsbedingungen vorgenommen wurde, auf die hier allerdings nicht näher eingegangen werden soll. In der Literatur können einige der empirischen Randbedingungen z.T. nachvollzogen werden. D. Brein [5] gibt dazu eine ausführliche Gegenüberstellung der gebräuchlichsten Korrelationen.

Trägt man einige Berechnungsergebnisse der hier vorgestellten analytischen Methode und die entsprechenden Resultate aus den genannten Plume-Formeln gemeinsam in einem Diagramm auf (Bild 9), so erkennt man, dass die analytische Me-

thode in der Variationsbreite der empirischen Formeln zu verwenden ist. Unter anderen, hier nicht dargestellten Randbedingungen liegen die Ergebnisse allerdings teilweise auch außerhalb derjenigen der empirischen Korrelationen.

Im anschließenden Kapitel soll nun noch gezeigt werden, wie sich aus den gewonnenen Ergebnissen der analytischen Rauchsäulenberechnung die erforderliche Fläche der Abgas- und Zuluftöffnungen ermitteln lässt, wenn man eine bestimmte Höhe der raucharmen Aufenthaltszone im Raum gewährleisten will.

Bemessung von Abgas- und Zuluftöffnungen

Jede Rauchabzugmaßnahme muss mit einer Nachstrommöglichkeit für Zuluft verbunden sein! (Massenkontinuität der Strömung). Das heißt, die zu- und abströmenden Massen müssen im Gleichgewicht stehen. Ursache und bestimmender Faktor für die auftriebsbedingte Strömungsgeschwindigkeit ist die Druckdifferenz zwischen Innen- und Außenraum (Nachströmraum) (siehe Bild 10).

Anders als bei Bränden im Freien, wo die gesamte hydrostatische Auftriebsenergie in Geschwindigkeitsenergie ($\Delta p_{\text{dyn}} / \rho$) umgewandelt wird, sorgen die Strömungs-Druckverluste der Zuluftöffnungen Δp_{vzu} und Abgasöffnungen Δp_{vab} dafür, dass sich ein Gleichgewicht zwischen der Auftriebsdruckdifferenz Δp_A einerseits und den Druckverlusten Δp_{vzu} , Δp_{vab} sowie der erforderlichen dynamischen Druckerhöhung Δp_{dyn} einstellt. Es gelten folgende Beziehungen:

□ Bilanz der Druckdifferenzen

$$\Delta p_A = \Delta p_{\text{vzu}} + \Delta p_{\text{vab}} + \Delta p_{\text{dyn}} \quad (18)$$

Druckdifferenzen durch äußere Windeinflüsse müssen separat betrachtet werden. Sie können sich sowohl positiv als auch negativ auf die Bilanz auswirken. Bei der Positionierung der Öffnungen am Gebäude ist darauf zu achten (vgl. [6]).

□ Auftriebsdruckdifferenz der Rauchschrift unter der Decke ($\delta = h_R - h_{\text{RS}}$):

$$\Delta p_A = g \cdot (h_R - h_{\text{RS}}) \cdot (\rho_a - \rho_{\delta m}) = g \cdot \delta \cdot \rho_a \left(1 - \frac{T_a}{T_{\delta m}} \right) \quad (19)$$

Indizes: i = Innenraum; a = Außenraum; A = Auftrieb; δm = Mittelwert in d Rauchschrift; R = Raum; RS = Rauchsäule

□ Strömungsdruckverluste:

$$\Delta p_{\text{vzu}} = \zeta_{\text{zu}} \cdot \frac{\rho_a}{2} \cdot \frac{\dot{V}_{\text{zu}}^2}{A_{\text{zu}}^2} \quad \text{Zuluftöffnung (A}_{\text{zu}} = \text{aerodyn. Fläche)} \quad (20)$$

$$\Delta p_{\text{vab}} = \zeta_{\text{ab}} \cdot \frac{\rho_{\text{iab}}}{2} \cdot \frac{\dot{V}_{\text{ab}}^2}{A_{\text{ab}}^2} \quad \text{Abluftöffnung (A}_{\text{ab}} = \text{aerodyn. Fläche)} \quad (21)$$

$$\Delta p_{\text{dyn}} = \frac{\rho_{\text{iab}}}{2} \cdot \frac{\dot{V}_{\text{ab}}^2}{A_{\text{ab}}^2} \quad \text{dynamische Druckerhöhung} \quad (A_{\text{ab}} = \text{aerodyn. Fläche}) \quad (22)$$

□ Nebenbedingungen:

$$A_{\text{zu}} = \phi \cdot A_{\text{ab}} \quad (23)$$

Nach DIN 18232 sollte der Flächenverhältnisfaktor $\phi = 1,5$ sein. Der Wert ist allerdings willkürlich und umstritten, da die Vorschrift, eine größere Zuluft- als Abgasfläche vorzusehen, ganz generell Störungen der Rauchsäule durch Zuluft-Querströmungen vermeiden soll. Da diese Störungen im Wesentlichen aber von der Lage der Zuluftöffnungen zum Brandherd abhängen, ist die Einführung eines solchen allgemeingültigen Faktors keine sehr befriedigende Maßnahme.

$$\dot{m}_{\text{zu}} = \dot{m}_{\text{ab}} = \dot{V}_{\text{zu}} \cdot \rho_{\text{zu}} = \dot{V}_{\text{ab}} \cdot \rho_{\text{iab}} \quad \text{Kontinuität} \quad (24)$$

□ Umformung und mathematische Auflösung der Gleichungen (18) bis (24) nach A_{ab} :

$$A_{ab} = \sqrt{\frac{\dot{m}_{ab}^2}{2 \cdot \rho_{iab} \cdot \Delta p_A} \left[\frac{1}{\varphi^2} \cdot \xi_{zu} + (1 + \xi_{ab}) \frac{T_{iab}}{T_a} \right]} \quad (25)$$

Die unbekannten Druckverlustbeiwerte ξ_{zu} und ξ_{ab} werden dabei meist in Form von Ausflusszahlen (μ) bzw. Durchflussbeiwerten (c_v) angegeben ($\mu \approx c_v$).

$$\xi_{zu/ab} = \frac{1}{\mu_{zu/ab}^2} - 1 \quad (26)$$

Außerdem ist zu beachten, dass die mit Gl. (25) ermittelte Öffnungsfläche als *aerodynamisch wirksame Fläche* anzusehen ist. Die tatsächlich erforderliche *geometrische Fläche* ist um den durch die Strahlkontraktion geminderten Ausfluss zu vergrößern.

$$A_{geo} = 1/\alpha \cdot A_{aero} \quad (27)$$

α = Kontraktionszahl

Das Gleiche gilt auch für die Zuluftfläche. Die Ausfluss- bzw. Durchflussbeiwerte betragen für handelsübliche RWA und Zuluftklappen ca. $c_v = 0,3$ bis $0,6$.

Berechnungsbeispiel (3)
(Fortsetzung der Beispiele 1 und 2)

bekannte Größen aus Beispiel 1:

$T_{iab} \approx T_e = 493 \text{ K}$; $T_{dm} \approx T_e = 493 \text{ K}$; (ggf. durch Wärmeabgabe über Decken- und Wandflächen etwas geringer)
 $T_a = T_{umg} = 288 \text{ K}$; $\rho_a = \rho_{umg} = 1,21 \text{ kg/m}^3$;

bekannte Größen aus Beispiel 2:

$m_{ab} = m_{zu} = m_e = 18,6 \text{ kg/s}$

zusätzliche Annahmen:

$c_{vzu} = c_{vab} = 0,6 \Rightarrow \xi_{zu} = \xi_{ab} = 1,78$;
 $\alpha = 0,95$; $\delta = h_R - h_{RS} = 5 \text{ m}$; $\varphi = 1,5$

Berechnung:

$$\Delta p_A = 9,81 \cdot 5 \cdot 1,21 \cdot \left(1 - \frac{288}{493}\right) \left[\frac{\text{m} \cdot \text{kg} \cdot \text{m}}{\text{s}^2 \cdot \text{m}^3}\right] = 24,7 \text{ [Pa]} \quad (26a)$$

$$A_{ab-aero} = \sqrt{\frac{18,6^2}{2 \cdot 1,21 \cdot 288 / 493 \cdot 24,7} \cdot \left[\frac{1}{1,5^2} \cdot 1,78 + (1 + 1,78) \frac{493 \text{ K}}{288 \text{ K}}\right] \left[\frac{\text{kg}^2 \cdot \text{m}^6}{\text{s}^2 \cdot \text{kg}^2}\right]} = 7,4 \text{ [m}^2\text{]}$$

$$A_{ab-geo} = \frac{1}{\alpha} \cdot A_{ab-aero} = 7,8 \text{ [m}^2\text{]} \quad A_{zu-geo} = 11,7 \text{ [m}^2\text{]} \quad (\varphi \text{ gemäß DIN 18232})$$

$$v_{ab} = \frac{\dot{m}_{ab}}{\rho_{iab} \cdot A_{ab-aero}} = 3,6 \text{ [m/s]} \quad v_{zu} = \frac{\dot{m}_{zu}}{\rho_a \cdot A_{zu-aero}} = 1,4 \text{ [m/s]}$$

Zusammenfassung

Das vorgestellte analytische Berechnungsmodell zur Rauchentwicklung über einem Brandherd basiert auf der Annahme der Wärme- und Impulserhaltung in der Rauchsäule, sowie der Beobachtung, dass sich thermische Auftriebströmungen generell mit einem (halben) Ausbreitungswinkel von 7° bis 8° aufweiten. Vorteil dieses Modells ist, dass erstmals die drei wichtigsten Einflussparameter der Brandrauchausbreitung gemeinsam berücksichtigt werden. Diese sind die Wärmefreisetzung der Verbrennung (Bemessungswärme), die Höhe der Rauchsäule und die Fläche des Brandherdes. Die bekannten empirischen Plume-Modelle enthalten in der Regel nur zwei dieser Einflussparameter. Außerdem liefert die analytische Berechnungsmethode weitere wertvolle Informationen über die Temperatur-

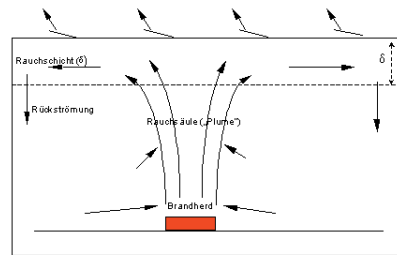


Bild 8

Auftrieb in ungestörter Rauchsäule

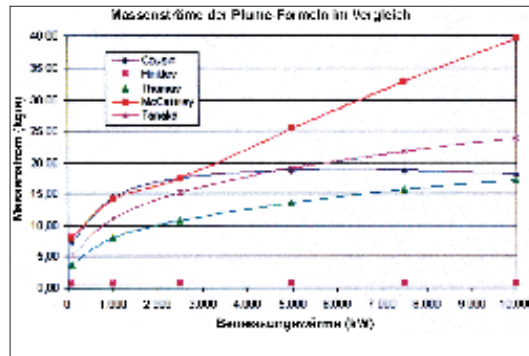


Bild 9

Rauchmassenströme im Vergleich (Branddurchmesser $d_0 = 1 \text{ m}$, Rauchsäulenhöhe 5 m)

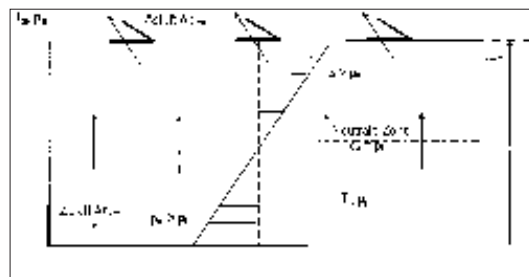


Bild 10

Druckverteilung in warmen Innenräumen

ren und Strömungsgeschwindigkeiten in der Rauchsäule, welche man sonst nur durch aufwendige numerische Strömungssimulation erhält. Ein weiteres plausibles Ergebnis der analytischen Berechnung ist die Begrenzung des Rauchmassenstroms mit steigender spezifischer Flächen-Wärmeleistung des Bemessungsbrandes, was bedeutet, dass zwar der Volumenstrom durch die Abgasöffnungen unbegrenzt steigt, aber der erforderliche Zuluftvolumenstrom ab einer spezifischen Wärmeleistung stagniert bzw. leicht rückläufig ist. Eine umfassende Validierung des Modells soll im Weiteren erfolgen. H 336

Literatur

- [1] Marchand, D.; Rohr, H.; Bloss, S.: Entwicklung technisch und wirtschaftlich optimaler Verfahren zur Lüftung und Entstaubung von Stahlwerkshallen, Forschungsvorhaben der Europäischen Gemeinschaft für Kohle und Stahl – Schlussbericht- Vertrag Nr.700, 1982.
- [2] Recknagel, Sprenger, Hönnann: Taschenbuch für Heizung und Klimatechnik, R.Ol-denburg Verlag München 1998.
- [3] Prandtl, L.; Oswatitsch, K.; Wieghardt, K.: Führer durch die Strömungslehre, Vieweg Verlag 1990 (9.Auflage).
- [4] DIN 18 232 (Teil 1/2/3): Rauch- und Wärmeabzugsanlagen, Begriffe und Anwen-dung, Beuth-Verlag Berlin.
- [5] Brein, D.: Anwendungsbereiche und -grenzen für praxisrelevante Modellansätze zur Bewertung der Rauchausbreitung in Gebäuden (Plume-Formeln), VdS-Tagung – Inge-nieurtechnische Verfahren im Brandschutz, 24.4.1999.
- [6] Marchand, D.: Beeinflussung des vorbeugenden Brandschutzes durch Thermik im Ge-bäude und durch Windströmungen, Fachveranstaltung d. Haus der Technik Nr. 50-710-096-7 / Sept. 1997.